

土木学会論文報告集
第 282 号・1979 年 2 戸

【討 議】

青島泰之著 “圧延 H 型鋼ばりの横倒れ座屈公式”への討議

(土木学会論文報告集第 267 号・1977 年 11 月掲載)

► 討議者 (*Discussion*)—

一吉 田 博(金沢大学)

By Hiroshi Yoshida

本論文は圧延H型鋼ばかりの横倒れ座屈強度を、あらかじめ計算された断面に関するパラメーター (L_e) を用いて、簡単な表現式で表わされることを示し、さらに、単純支持されたはりのみならず、拘束されたはりや一様曲げモーメント以外の荷重条件のはりにも拡張適用できるとすることに主眼をおいており、興味深く読ませていただきましたが、筆者は以下の点について日頃から疑問をもっており、著者のご意見をお聞かせ願いたいと思っています。

(1) 著者は座屈曲線を縦軸に M_u/M_p を、横軸に L/L_e を用いて示すことにより、降伏応力や断面形状に独立な座屈公式を得ることができると強調されていますが、縦軸に M_u/M_p をとっているため、残留応力を考慮しない弹性限界値 ($L/L_e=1.0$) では各種断面形状に対し形状係数のばらつきだけ座屈曲線もばらつくはずであり、残留応力を考慮した場合でもこの影響が生ずるものと思われます。

(2) 著者は横軸のパラメーターとして L/L_e を支持されていますが、最近のヨーロッパの論文にみられる横倒れ座屈曲線の横軸には、

がもっぱら用いられています。ここに、 f は形状係数、 σ_{crit} は式(1) または(3) より求められる弾性座屈応力です。式(26) は式(7) 中の $\alpha M_e/M_{\text{crit}}$ の平方根に等しく、座屈曲線として式(7) と同様の形の

$$\frac{M}{M_b} = \left(\frac{1}{1 + \bar{\lambda}^{2n}} \right)^{1/n} \dots \quad (27)$$

が提案されています。著者が指摘しておられるように、この式では弹性解を求めなければならない点と、 $2n$ 乗、 n 乗根が入っていて計算が必ずしも簡単ではありません。しかし、構造設計の際の数値計算に比較すれば必ずしも複雑であるとは思われません。

(3) 本論文のように、図-2 に示されるようなただ 1 つの残留応力分布を用いたとしても、断面形状により 残留応力が座屈強度に及ぼす影響は異なります。すなわち

ち、断面の高さと同程度のフランジ幅を有する H 型鋼と、断面の高さの数分の 1 程度のフランジ幅の I 型鋼では残留応力の影響は異なり、その傾向は弾性域と非弾性域では逆になることもあります。これらのことより、H 型鋼ばかりと I 型鋼ばかりに対し、同一の座屈曲線を与えるのに無理があるように思われます。

(4) 単純支持以外の境界条件に対する取り扱い方が、横変位を固定、そりを拘束した場合について示されていますが、式(15)の係数 K_y と K_z が等しいような境界条件については、他の境界条件についても有効ですが、 K_y と K_z が異なる境界条件に対してはこの手法は適用できないと思います。座屈曲線の横軸に式(15)より計算された座屈応力 σ_{crit}^0 を式(26)に適用した λ を用いれば、すべての境界条件に対して弾性域では同一の座屈曲線となります。

(5) 一様曲げモーメント以外の荷重条件に対して一定の曲げモーメント勾配 β を有するはり、等分布荷重を受けるはり、および集中荷重を受けるはりの座屈強度は修正係数 C を掛けて近似的に評価できるとしています。提案されている修正係数は弾性域のものとかなり異なり、初期の非弾性状態では修正係数が急変する影響が考えられます。一様曲げモーメントを受けるはりと曲げモーメント勾配を有するはりおよび等分布荷重あるいは集中荷重を受けるはりでは、同一の非弾性モーメントに対して塑性領域の広がりが異なり、荷重条件に対する修正係数は L/L_0 または λ の関数となるべき性格のものであると思われます。

(6) 以上のこと考慮すると、各種の断面形状、拘束条件(境界条件)および荷重条件に対してただ1つの座屈強度式を与えることには無理があり、多少計算は複雑となってでも、各種の条件にもっとも適合した横倒れ座屈公式を必要とするものではないでしょうか。さらに、本論文では言及を避けてありますが、荷重の作用点の高さが座屈強度に及ぼす影響を明らかにすることはきわめて重要であり、横倒れ座屈公式にどのように取り入れるかも大きな問題であると思われます。

▶回答者 (Closure) —————

青島泰之 (日本鋼管(株))
By Yasuyuki Aoshima

貴重なご討議をいただきありがとうございました。

(1) 討議者のご指摘どおり M_u/M_p を縦軸にとれば、 $L/L_e = 1.0$ のところでは断面により形状係数 f のばらつき分だけ座屈曲線がばらつきます。しかしながら、通常使用される圧延H型鋼の形状係数は $f=1.1 \sim 1.2$ の間にあり、ばらつきは非常に小さいものです。さらに残留応力が存在する場合には、Fig. 4 に示されるように形状係数が座屈曲線に及ぼす影響はより小さくなります。 M_u/M_p を縦軸にとるかわりに M_u/M_e をとれば討議者の疑問は解消すると思われますが、上の理由から M_u/M_p をとっても M_u/M_e をとっても座屈曲線の断面によるばらつき状態はほとんど変なく、どちらをパラメーターにとってもよいことになります。著者は、単純ビーム理論による最大荷重 M_p と横だおれを考慮した強度 M_u との比較においてはりの耐力を把握したため M_u/M_p をパラメーターにとった次第であります。

(2) M_u と L を縦軸、横軸に選んで各断面ごとの座屈曲線を作ると一般には Fig. 13 のようになります。

M_u を M_p で、 L を L_e で割って無次元化する意味は Fig. 13 の各座屈曲線の代表的な点を一点に束ねたことと等価であります。その結果、Fig. 14 のようになればこの無次元化は不成功であり、Fig. 15 のようになればうまい無次元化ということになります。

たまたま、 $M_u/M_p - L/L_e$ をパラメーターに選んで整理したところ、Fig. 3, 4 が示すように一本の曲線にまとまっているのが著者の主張であります。パラメーターの選定は無数に存在し、最近ヨーロッパの論文にみられる式 (26) の考え方も、著者らの L/L_e の考え方も結果さえうまくいけばどちらのパラメーターも有用と思われます。

設計には断面、材質を選ぶための基本設計（第一次設計）と構造解析が中心となる詳細設計の二つがあります。式 (26) の \bar{x} を求めるには与えられた断面から弹性解を求めるという手順が必要であり、したがって、与えられた断面、材質に対する耐力チェックには都合のよい形です。他方、著者の考え方は弹性解を求める手順が不要なために表とグラフのみから短時間に最適断面が選べるという利点をもっています。後者は基本設計に、あるいは詳細な構造計算を必要としない仮設構造物の設計や見積り設計に便利な形と思われます。

(3) 残留応力のうち横だおれ強度に及ぼす影響がもっとも大きいものは Fig. 2 のフランジ端での圧縮残留

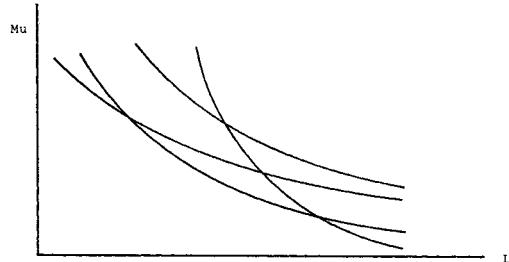


Fig. 13

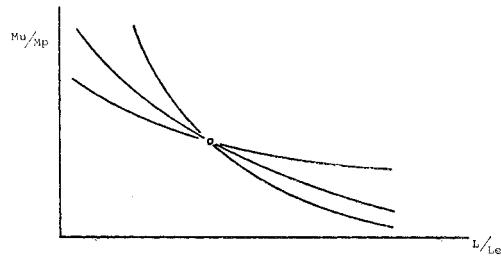


Fig. 14

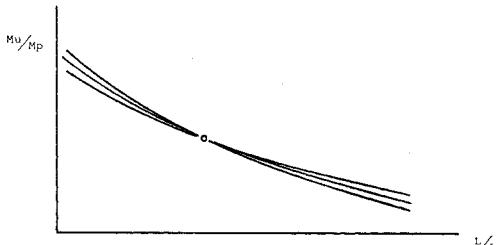


Fig. 15

応力 σ_{rc} であります。圧延H型鋼では $\sigma_{rc}/\sigma_y \leq 0.3$ が一般的です。細幅のH型鋼 (I断面) ではウェブ中央の圧縮残留応力が増大することから、広幅のH型鋼の場合とは残留応力分布状態が異なり、 σ_{rc} は減少する傾向にあり、引張側になる例もあります。したがって、H型鋼とI型鋼に対し同一の座屈曲線を与えることは多少問題があるかもしれません。しかしそうなると、残留応力分布によって座屈曲線を変えなければなりません。製造過程で入ってくる残留応力はばらつきが大きく、大きさ、分布形状を把握、評価することは困難なことです（実験室で容易であっても設計者にとっては困難であるという意味において）。こういう不確定なものに対して座屈曲線を変えるというのは賢明でないと思われます。設計公式が構造解析用のものではなく、基本設計用のものであると話を限れば $\sigma_{rc}/\sigma_y = 0.3$ と仮定して座屈曲線を作れ

ば安全側であるというのが著者の主張であります。

(4) ご指摘どおり K_y と K_z が等しくない場合には著者の提案した修正方式は使えません。実際の構造物から支持条件をモデル化することは容易でなく、設計者は単純支持か拘束支持のどちらかに近似することが多いと思われます。通常のはり構造物の支持条件は上の二つの中間にあります。そのような実情を鑑みて単純支持の場合と拘束支持の場合に限って設計公式を提案した次第です。

(5) Massonnet²⁹⁾ は、ビーム・カラムの横だおれをも含む座屈検算式として、

$$\frac{P}{P_u} + \frac{M_0 C_m^*}{M_u \left(1 - \frac{P}{P_E}\right)} = 1.0 \quad \dots\dots\dots (28)$$

を提案しております。 C_m^* はモーメント勾配がある場合の修正係数であり次式が提案されています³⁰⁾。

$$C_m^* = \sqrt{0.3 + 0.4\beta + 0.3\beta^2} \quad \dots\dots\dots (29)$$

Austin³¹⁾ は、

$$C_m^* = 0.6 + 0.4\beta \geq 0.4 \quad \dots\dots\dots (30)$$

を提案しています。はりの横だおれ座屈の場合、軸力がないので式 (28) で $P=0$ とすればよく、

$$M_0 = \frac{1}{C_m^*} M_u \quad \dots\dots\dots (31)$$

となります。ここに M_u は等曲げの場合の横だおれモーメントであり、モーメント勾配がある場合の横だおれモーメント M_u は修正係数 C_m^* を用いて式 (31) で評価できることを示しています。ちょうど著者の荷重係数 C と C_m^* は定義の上で逆数の関係にあります。 $\beta < 0$ では通常横だおれはないので、 $0 \leq \beta \leq 1.0$ の場合に限って C と C_m^* の比較をすると Table 5 のようになります。

Table 5 Comparison of Load Coefficients

Load Coefficient	Moment Gradient β				
	1.0	0.75	0.5	0.25	0.0
$C_m^* = \sqrt{0.3 + 0.4\beta + 0.3\beta^2}$	1.0	0.88	0.76	0.65	0.55
$C_m^* = 0.6 + 0.4\beta$	1.0	0.90	0.80	0.70	0.60
$1/C = 1/(1.6 - 0.6\beta)$	1.0	0.87	0.77	0.69	0.63

す。Massonnet, Austin らの修正係数は弾性域での座屈研究の考察から得られているものですが、残留応力のある非弾性座屈領域においても拡張使用できるという結果が得られたことになります。

荷重条件が異なると非弾性モーメントに対し塑性域の広がりが異なるという点は、討議者ご指摘どおりですが、横軸は L_e で無次元化 (L_e の算定に式 (11) に示されるように M_e が入っていることに注目されたい) されており、また、現実のはりの長さは $L/L_e=0.5 \sim 1.5$ の間で使われているので $L/L_e=1.0$ 付近の挙動を調べれば他のところではあたらずも遠からずといえます。そういう意味で Fig. 9, 10 において値をプロットする際は $L/L_e=0.5, 1.0, 1.5$ の三点を押えたわけあります。 $L/L_e=0.5 \sim 1.5$ の限られた範囲に関しては著者の修正した荷重修正係数で十分な評価ができると思っております。

(6) 少少精度は落ちても簡略であることが喜ばれる場合と、計算は面倒でも高い精度が要求される場合があります。したがって、目的に応じて設計公式を使い分けるべきであり、討議者の志向しておられる設計式と著者のそれとは必ずしも相反するものではないと考えます。著者の立場は、現場にいる技術者や基本設計、見積り設計にたずさわる設計者が要望する簡略な設計式の提案ということになります。

横荷重の作用点高さが及ぼす影響は今後さらに解明されなければならない研究であります。文献 4) の M_{el}/M_{crit} のパラメーターなどは一つの有力な方向だと評価されてよいと思います。

参考文献

- 29) Massonnet, C. : Stability Consideration in the Design of Steel Columns, Trans. ASCE, Vol. 127, Part II, 1962.
- 30) Massonnet, C. et Campus, F. : Recherches sur le flambement de colonnes en acier A 37 à profil en double Té sollicitées obliquement, Comptes Rendus de Recherches, IRSIA, avril 1956.
- 31) Austin, W.J. : Strength and Design of Metal Beam-columns, Proc. ASCE, Vol. 87, ST 4, April 1961.